

Développement d'un macro-élément pour modéliser un massif renforcé par des inclusions rigides – étape 1, essai de chargement

Development of a macro-element to model a soil reinforced by rigid inclusions – Step 1, static load test

Adnan SAHYOUNI^{1,2}, Stéphane GRANGE², Laurent BRIANÇON², Pierre BURTIN¹, Jérôme RACINAIS¹, Florent Prunier², Benoit QUANDALLE¹

¹ Menard, Chaponost, France

² Univ Lyon, INSA Lyon, GEOMAS, EA7495, 69621 Villeurbanne, France

RÉSUMÉ – Dans le cadre du projet FEDRE, des macroéléments modélisant un massif renforcé par des inclusions rigides sont en cours de développement. Les modèles cherchent à représenter différents niveaux d'étude : un essai de chargement sur une colonne isolée, un macro-élément local modélisant la cellule élémentaire d'un réseau d'inclusions de type "CMC" et un macro-élément global dans une configuration 3D d'un groupe fini de colonnes.

ABSTRACT – As part of FEDRE project, macro-elements modeling soil reinforcement by rigid inclusions are under development. The ongoing models represent different level of analysis: the static load test of an isolated column, a local macro-element modeling a unit cell of a network of rigid inclusion of type "CMC", and a global macro-element in a 3D configuration of a finite group of columns.

1. Introduction

Le renforcement des sols par inclusions rigides (IR) est une technique largement utilisée dans le monde comme alternative aux fondations profondes classiques. Les inclusions rigides représentent parfois un substitut technique aux pieux en offrant une réduction des coûts, des délais et une efficacité élevée dans des conditions difficiles des sols (Briançon et al., 2015). Le renforcement des sols par inclusions rigides a connu une grande évolution dans le nombre de projets réalisés et les domaines d'application depuis les années 1990 (Racinais et al., 2016). De plus, les champs d'application couvrent la majorité des domaines de la construction : logements, bâtiments industriels et commerciaux, remblais (routiers, ferroviaires, etc), réservoirs de stockage et éoliennes terrestres (ASIRI, 2012).

Le système d'inclusions rigides, à la différence des pieux n'est pas structurellement connecté à la fondation. Une plateforme de transfert de charge est souvent placée entre le sol renforcé et la structure. L'effet de voûte observé dans la plateforme, qui permet de transférer la charge aux têtes des éléments rigides, est dû au développement d'un mécanisme de cisaillement par le tassement différentiel entre le sol et les inclusions. Ces dernières sont chargées d'une part par la force agissant sur leur tête, mais aussi par l'effet d'accrochage du sol environnant lorsque celui-ci tasse sous la charge appliquée par la structure. Des déplacements relatifs du sol entre les colonnes et les inclusions s'opèrent tout le long des colonnes.

Plusieurs méthodes de conception sont citées dans les recommandations d'ASIRI (2012). Numériquement, la modélisation d'une cellule élémentaire par un modèle axisymétrique est fréquemment utilisée. La validation des méthodes de dimensionnement a été effectuée par comparaison avec des chantiers instrumentés, et par des essais en laboratoire dans le cadre du projet ASIRI. Une des limites des modèles axisymétriques de cellule élémentaire est la diffusion des contraintes vers l'extérieur. En effet le cisaillement

au bord du modèle est nul, ce qui n'est pas le cas pour les inclusions aux bords d'une fondation en raison des interactions avec le sol au-delà de la fondation et généralement non renforcé et non chargé.

Un modèle macro-élément local en 1D est développé sur la plateforme ATL4S (Grange, 2018) pour caractériser l'interaction entre l'inclusion rigide et le sol. L'objectif est de modéliser l'interaction complexe des sols renforcés par des inclusions rigides dans le cadre conceptuel des méthodes d'interaction inclusion-sol couramment utilisées. L'étendue du travail, depuis la loi de comportement, la résolution numérique simplifiée jusqu'à l'analyse du modèle ainsi qu'une application des charges sont synthétiquement présentées. La notion de modèle local de macro-élément désigne une cellule élémentaire centrée sur une inclusion. Alors que l'ensemble des différentes cellules élémentaires assemblées sous la fondation de l'éolienne considérée dans le projet FEDRE permettra de reconstruire le modèle global du macro-élément.

2. Principe du macro-élément

2.1. Bibliographie

La modélisation par macro-élément a récemment pris une importance considérable par rapport à la modélisation classique en présentant des éléments multiples pour simuler l'interaction pieu-sol, en raison de sa simplicité de calcul et de la disponibilité immédiate des informations pour des études de sensibilités des paramètres et la conception technique. Un macro-élément est un modèle qui permet de reproduire le comportement de l'ensemble du système sol et fondation à l'échelle macroscopique. Ce concept a été introduit pour la première fois par Nova et Montrasio (1991). Les développements de cet outil concernaient à l'origine les fondations superficielles (par exemple, (Cremer et al., 2001 ; Grange et al., 2009), et son application à l'évaluation de la réponse dynamique de la fondation a mis en évidence son importance. Le concept n'a été que récemment étendu aux fondations profondes (par exemple, (Li et al., 2018)) en se limitant au cas des pieux dans un profil de sol homogène.

2.2. Formulation générale

La forte hétérogénéité associée au nombre élevé des inclusions rigides dans des massifs renforcés rend difficile le développement des méthodes de conceptions appropriées dans lesquelles chaque inclusion peut être traitée comme un élément unique. Par conséquent, des méthodes alternatives basées sur des modèles constitutifs pour capturer le comportement macroscopique de ce type de matériaux pourraient potentiellement surmonter ces difficultés. Un modèle "multiphasique" proposé par De Buhan et Sudret (2000a) fournit un cadre mécaniquement cohérent pour développer des méthodes de conception appropriées pour ces structures, avec un effort de calcul considérablement réduit par rapport aux simulations numériques 3D aux éléments ou différences finis.

Le macro-élément local représente l'interaction sol-inclusion à une profondeur donnée le long de la colonne. Le cadre général du modèle est basé sur le concept de modèle multiphasique détaillées dans (Hassen et De Buhan, 2005) et les équations différentielles citées dans le cadre du modèle biphasique développé par Cuira et Simon, (2013). L'équilibre mécanique du macroélément est traduit à l'aide du principe des puissances virtuelles (1) permettant ensuite d'obtenir les forces internes nécessaires à la résolution de l'équilibre de l'élément. Les deux milieux (IR et sol) sont supposés avoir leur propre cinématique et sont donc projetés sur deux champs virtuels indépendants (dénotés * dans (1)). A l'interface entre les domaines, une force d'interaction non-linéaire en cisaillement est prise en compte et décrite par les lois de transfert de Frank et Zhao (1982) du type $\tau_s(y_{IR} - y_s) = -\tau_{IR}(y_{IR} - y_s)$. Le terme $(y_{IR} - y_s)$ décrit le déplacement relatif entre les deux domaines et τ_s est la force de frottement appliquée sur le domaine sol. Cette forme

de loi est aussi utilisée pour mobiliser l'effort à la pointe. D'autres forces externes peuvent être pris en compte dans le modèle dans le terme de P_{ext}^* (par exemple pour les effets de bords et d'inter-maîles).

La représentation des deux domaines (Figure 1a) ainsi que la résolution en éléments finis (Figure 1b) sont illustrées ci-dessous. Sur la hauteur de la colonne " H_C ", les différentes propriétés des couches de sol traversé par l'inclusion rigide sont considérées.

La discrétisation par la méthode des éléments finis (2) permet la résolution de l'équation (1) en écrivant le vecteur force résistante du macro-élément. Les fonctions de formes contenues dans la matrice N , ainsi que ces dérivées B sont celles d'un élément linéique à 3 nœuds. L'assemblage interne est basé sur un nombre n_{el} d'éléments à 3 nœuds. L'équilibre interne est résolu au moyen d'une condensation statique des degrés de libertés internes sur les 4 nœuds externes du système (Figure 1b). Cette condensation statique permet de réduire le nombre d'inconnues du modèle par éléments finis. Ainsi, le macro-élément ne possède que 4 nœuds, mais permet une résolution fine des comportements dans la profondeur.

$$\int_0^H \underbrace{\epsilon_{IR}^* E_{IR} S_{IR} \epsilon_{IR} + \epsilon_S^* E_S S_S \epsilon_S}_{P_{int}^*} dz + \int_0^H (y_S^* - y_{IR}^*) \tau_S (y_S - y_{IR}) dz = P_{ext}^* \quad (1)$$

$$p^{el} = \int_0^H \underbrace{\begin{bmatrix} {}^t B E_{IR} S_{IR} B & 0 \\ 0 & {}^t B E_S S_S B \end{bmatrix} dz}_{k_1^{el}} \underbrace{\begin{bmatrix} u_{IR} \\ u_S \end{bmatrix}}_{u^{el}} + \int_0^H {}^t [-N \quad N] \tau_S (y_S - y_{IR}) dz \quad (2)$$

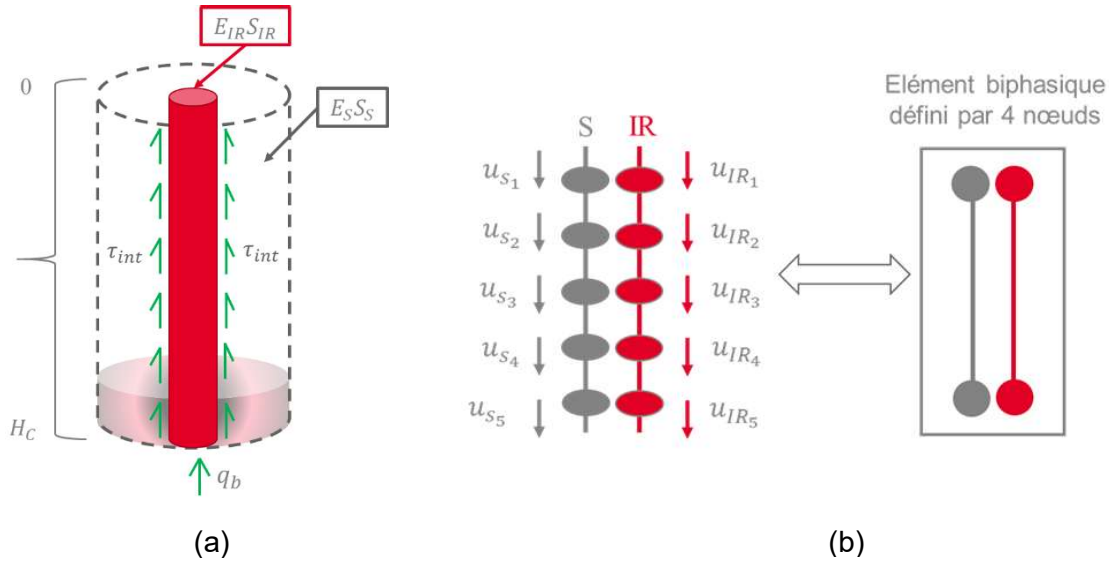


Figure 1(a). Interaction des deux domaines sol-IR avec les lois de frottement et de pointe, Figure 1(b). Discrétisation en éléments finis des éléments sol et IR dans le macro-élément.

La résolution interne par la méthode des éléments finis dans la plateforme ATL4S (Grange, 2018) sera présentée dans une prochaine communication.

2.3. Fonctions de transfert

Afin de caractériser l'interaction sol-structure des colonnes isolées, Frank et Zhao ont proposé deux lois : la loi de mobilisation du frottement sur le fût de la colonne-sol et la loi de mobilisation de l'effort à la pointe.

Ces modèles semi-empiriques sont proposés dans les recommandations ASIRI (2012) qui conseillent par ailleurs de caler les modèles numériques en éléments finis par rapport aux courbes (t-z) de Frank et Zhao en absence de valeurs expérimentales lors du dimensionnement. Le modèle de Frank et Zhao (1982) actualisé selon la norme NF P 94-262 (2012) est fondé sur les données pressiométriques :

- La loi de mobilisation du frottement est définie selon la relation entre la contrainte de cisaillement " τ_{int} " et le déplacement relatif entre l'inclusion rigide et le sol tout au long de l'inclusion " S_{s-i} ". Cette loi dépend directement du frottement latéral unitaire limite q_s qui est corrélée à partir du profil de la pression limite P_l^* .
- La loi de mobilisation de l'effort de pointe est définie selon la relation entre la contrainte en pointe " q_b " et le déplacement vertical " S_b " à la pointe de l'inclusion dans la couche d'ancrage. Cette loi dépend directement de la résistance de pointe q_b qui est corrélée à partir du profil de pression limite équivalente de l'ancrage P_{le}^* .

Les paramètres des pentes k_τ et k_q dépendent du type de sol, du module pressiométrique E_M et du diamètre de l'inclusion B (Tableau 1).

Tableau 1. Paramètres des pentes k_τ et k_q de Frank et Zhao en fonction du type de sol

Pente de la courbe	Type de sol	
	Sols fins et roches tendres	Sols granulaires
k_τ	$\frac{2,0E_M}{B}$	$\frac{0,8E_M}{B}$
k_q	$\frac{11,0E_M}{B}$	$\frac{4,8E_M}{B}$

3. Cas d'étude : essai de chargement sur une colonne

Dans une première étape de validation, cette communication présente le macro-élément à travers la simulation d'un essai de chargement statique sur l'inclusion rigide isolée "IR1", réalisé dans le cadre du projet FEDRE (Sahyouni et al., 2022).

Les paramètres utilisés dans les modélisations sont présentés dans le tableau 2, ils sont issus des analyses pressiométriques effectuées sur place, des essais en laboratoire ainsi que des mesures expérimentales de la fibre optique installée à l'intérieur de l'inclusion testée pour suivre sa déformation. La section lithologique du sol considérée dans l'analyse est présentée ci-dessous (Figure 2). A noter que le module de Young a été calculé par la relation $E_Y = k \frac{E_m}{\alpha}$, avec $k=1$.

Tableau 2. Paramètres de sol

Couches de sol	E_M (MPa)	P_L (MPa)	α	E_Y (MPa)	γ (kN/m ³)	q_s (kPa)
Limons Lâches	8	0,47	$\frac{2}{3}$	12	18	40
Limons moyennement compacts	16	0,92	$\frac{2}{3}$	24	18	70
Horizon compact altéré fin	22	1,10	$\frac{2}{3}$	33	18	96

L'essai de chargement a été modélisé selon 3 méthodes : éléments finis PLAXIS 2D, la feuille analytique de calcul Excel Menard (CMCPLT) et le macro-élément en axisymétrique. Ce choix de symétrie s'applique pour les structures circulaires avec une coupe radiale uniforme et une répartition de chargement autour de l'axe central. Les

détails de modélisation PLAXIS de l'essai de chargement « IR1 » sont discutés dans l'article de Sahyouni et al. (2022).

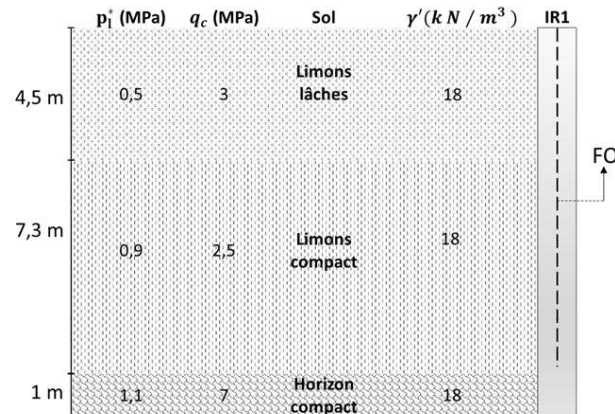


Figure 2. Coupe lithologique de sol

4. Résultats et comparaisons

Pour simuler un essai de chargement avec le macro-élément biphasique, il suffit de charger le domaine inclusion en tête avec des paliers de chargement correspondant à l'essai expérimental. Les résultats du macro-élément sont présentés en le comparant à la modélisation par éléments finis sur PLAXIS (paramètres initiaux et recalés), à la feuille Excel CMCPLT et aux mesures. Les résultats du macro-élément et la CMCPLT utilisent des données expérimentales, les résultats avec les paramètres initiaux (pressiométriques) ne sont pas présentés, de plus, les valeurs de q_s mesurées par la fibre optique était relativement proche des valeurs initiales.

4.1. Courbe de chargement

La Figure 3 présente le tassement en tête en fonction de la charge appliquée. Il est observé une très bonne corrélation entre les résultats obtenus avec la CMCPLT, le macro-élément et les mesures de l'essai. En revanche, avec les paramètres initiaux du modèle PLAXIS, la modélisation ne reproduit pas correctement l'essai de chargement (courbe violette).

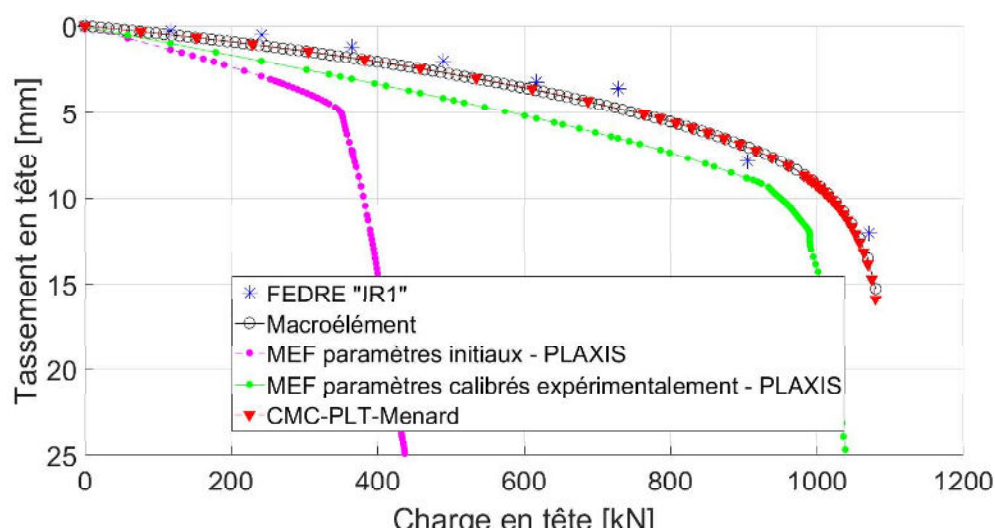


Figure 3. Comparaison des résultats de l'essai de chargement

Il faut noter que les paramètres de cisaillement du macro-élément et de la CMCPLT prennent en compte l'analyse des mesures de la fibre optique à l'intérieur de la colonne. En calibrant les paramètres de l'interface du modèle PLAXIS (module d'Young et cisaillement), la simulation s'approche des résultats de l'essai (courbe verte).

4.2. Frottement mobilisé

La mobilisation du frottement a été simulée dans les modèles macro-élément et CMCPLT avec les fonctions de transfert (Frank et Zhao, 1982) détaillées dans la section 2.2 de l'article. La figure 4 montre la comparaison des résultats du frottement latéral à l'interface entre l'inclusion et le sol. Après le calage des paramètres, le seuil du frottement mobilisé à chaque couche coïncide avec les valeurs de frottements calculées par la fibre optique : Limons lâches (LL) à 40 kPa, Limons compacts (LC) à 70 kPa, et Horizon compact (HC) à 96 kPa. La différence entre les pentes du macro-élément et les mesures (Exp LL et Exp LC) pourrait être liée à l'élévation considérée dans l'analyse. Les mesures considèrent la moyenne de chaque couche, alors que le macro-élément considère leur milieu géométrique.

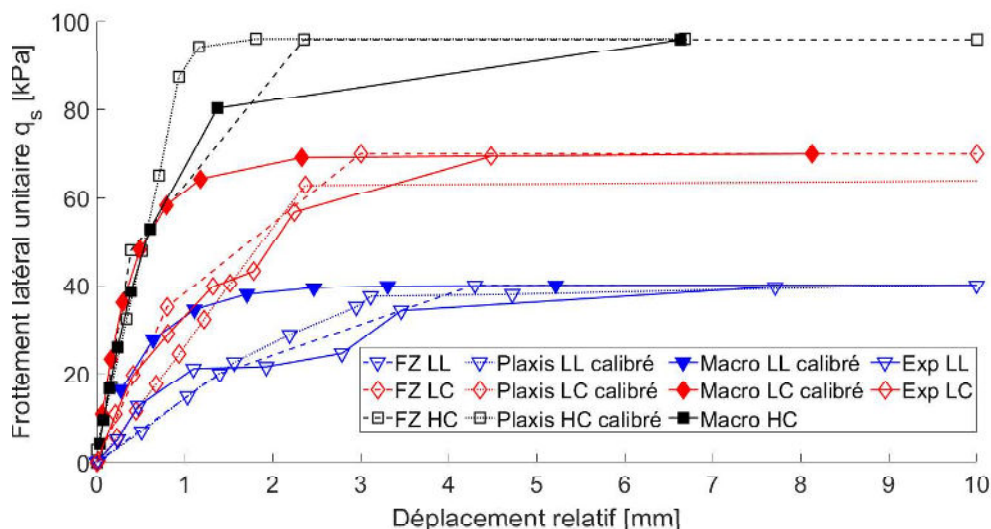


Figure 4. Comparaison des résultats au niveau du frottement latéral

4.3. Mobilisation de la pointe

Pour la résistance en pointe, une comparaison entre le macro-élément, PLAXIS et La méthode analytique CMCPLT est présentée ci-dessous (Figure 5). La différence de la charge maximale sur la courbe de Frank et Zhao est due au fait que la méthode semi-empirique estime la charge maximale pour une charge et un déplacement infini. Sur les deux autres courbes, la charge a été limitée à 1071 kN en tête de la colonne et le déplacement correspondant a été calculé.

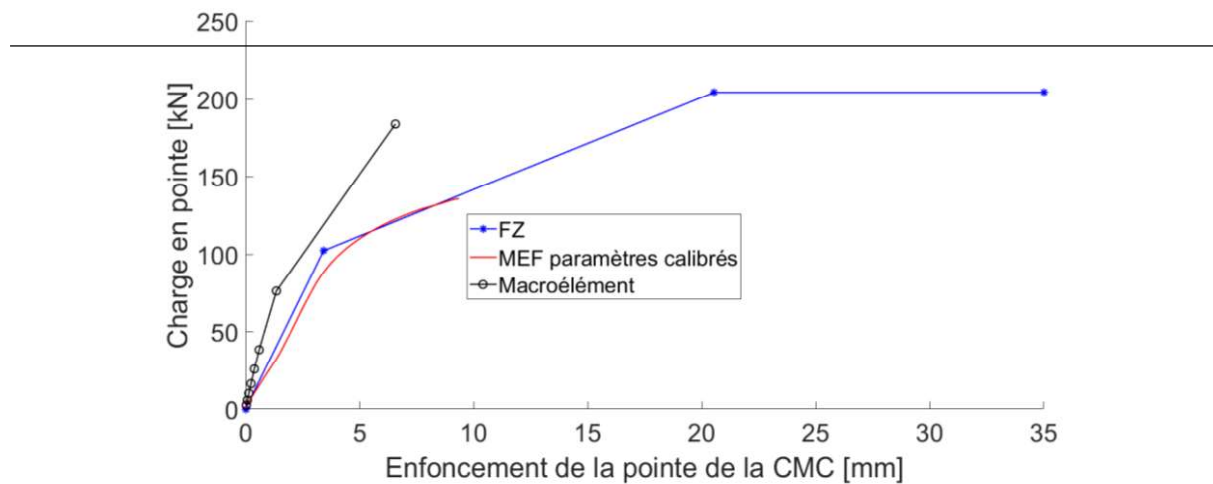


Figure 5. Comparaison des résultats au niveau de la pointe

4.4. Effort axial dans la colonne

Une fibre optique a été placée dans une inclusion rigide CMC, elle permet de mesurer les déformations du matériau et d'en déduit les efforts dans la colonne. Les data ont été récoltées en continu et pour chaque palier de chargement. La première partie des mesures de 0 à 2m représentées en pointillés (Figure 6) est ajustée par rapport à la charge mesurée à la tête de l'inclusion rigide en raison due au bruit observé sur les données brutes. Après le calcul du frottement latéral unitaire à l'interface, et l'estimation de la résistance en pointe, le comportement de la colonne est correctement reproduit. Les résultats de la répartition de la charge axiale obtenus par les trois méthodes ont été comparés aux données expérimentales (Figure 6).

Pour une charge appliquée de 904 kN en tête de la colonne, les charges axiales calculées par CMCPLT, PLAXIS et le macro-élément sont suffisamment proches des données réelles, validant le macro-élément et CMCPLT et soulignant l'importance de calibrer les modèles utilisés dans le cadre des méthodes des éléments finis.

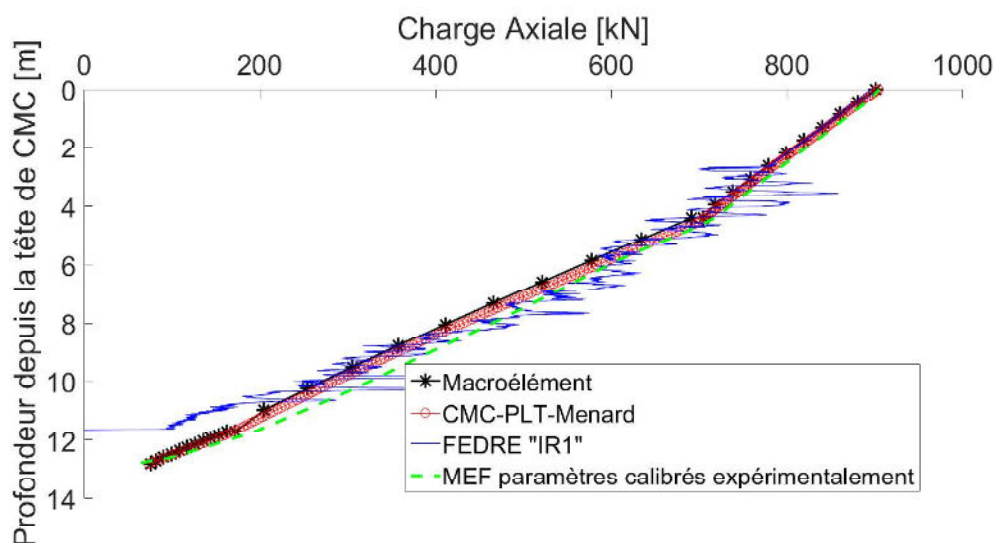


Figure 6. Distribution de la charge axiale

5. Conclusions

Un macro-élément en cours de développement pour simuler un sol renforcé par des inclusions rigides est synthétiquement présenté dans cet article. Un exemple d'application d'un essai de chargement de l'inclusion rigide isolée « IR1 » a été détaillé en comparant les résultats du macro-élément avec les mesures et d'autres méthodes de calcul telles que la feuille de calcul CMCPLT Menard, la méthode semi-empirique de Frank et Zhao et la modélisation par la éléments finis sur PLAXIS. Une très bonne corrélation a été trouvée entre les résultats des macro-éléments et les mesures.

Le macro-élément en cours tiendra compte des différentes interactions entre le sol, le matelas de répartition des charges et l'inclusion rigide, au niveau d'une cellule élémentaire ainsi qu'au niveau tridimensionnelle. La prochaine étape de validation portera sur la simulation d'une inclusion rigide instrumentée sous la fondation de l'éolienne du projet FEDRE et se terminera par une comparaison globale de la mise en place du macro-élément en 3D avec le PLAXIS modélisant en 3D la fondation d'éolienne.

6. Références bibliographiques

- A. Sahyouni, L. Briançon, S. Grange, P. Burtin, J. Racinais, B. Quandalle, E. Antoinet, C. Porquet. (2020). Instrumentation et modélisation numérique d'un essai de chargement statique réalisé sur inclusion rigide. Proceedings, 10th National Conference, JNGG, Lyon.
- ASIRI Projet National (2012). Recommandations pour la conception, le calcul, l'exécution et le contrôle des ouvrages sur sols améliorés par inclusions rigides verticales.
- C. Cremer, A. Pecker, L. Davenne. (2001). Cyclic macro-element for soil-structure interaction: Material and geometrical non-linearities. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, vol. 25, n°2, pp. 1257-1284.
- F. Cuira, B. Simon. (2013). Prise en compte des effets de bord dans un massif renforcé par inclusions rigides. Proceedings, 18th International Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering, vol. 3, pp. 1955-1962.
- G. Hassen, P. De Buhan. (2005). A two-phase model and related numerical tool for the design of soil structures reinforced by stiff linear inclusions. European Journal of Mechanics-A/Solids 24, vol. 24, n°6, pp. 987-1001.
- J.-P. Magnan. (1994). Methods to reduce the settlement of embankments on soft clay. ASCE. pp. 77-91.
- J. Racinais, Thomas B., Ong R. (2016). Twenty Years of CMC Successful Application. Proceedings, 19th Southeast Asian Geotechnical Conference, Kuala Lumpur.
- L. Briançon, D. Dias, S. Simon. (2015). Monitoring and numerical investigation of a rigid inclusions–reinforced industrial building. Canadian Geotechnical Journal vol. 53, n°10, pp. 1592-1604.
- R. Frank, S.R. Zhao. (1982). Estimation par les paramètres pressiométriques de l'enfoncement sous charge axiale de pieux forés dans des sols fins. Bull. Liaison Lab. Ponts Chaussees, vol. 119, pp. 17-24.
- R. Nova, L. Montrasio. (1991). Settlements of shallow foundations on sand. Géotechnique, vol. 41, n°2, pp. 243-256.
- S. Grange, P. Kotronis, and J. Mazars. (2009). A macro-element to simulate 3D soil-structure interaction considering plasticity and uplift. International Journal of Solids and Structures, vol. 46, n°20, pp. 3651-3663.
- S. Grange. (2018). ATL4S: A Tool and Language for Simplified Structural Solution Strategy. Technical report, GEOMAS, INSA-Lyon, France.
- P. De Buhan, B. Sudret. (2000a). Micropolar multiphase model for materials reinforced by linear inclusions. European Journal of Mechanics-A/Solids vol. 19, no. 4, pp. 669-687.